



주기하중을 받는 세장한 철근콘크리트 보의 길이방향 인장변형

엄태성¹⁾ · 박흥근^{2)*}

¹⁾대구가톨릭대학교 건축학과 ²⁾서울대학교 건축학과

Longitudinal Elongation of Slender Reinforced Concrete Beams Subjected to Cyclic Loading

Tae-Sung Eom¹⁾ and Hong-Gun Park^{2)*}

¹⁾Dept. of Architecture, Catholic University of Daegu, Kyeongsan 712-702, Korea

²⁾Dept. of Architecture, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea

ABSTRACT Longitudinal elongation develops in reinforced concrete beams that exhibit flexural yielding during cyclic loading. The longitudinal elongation can decrease the shear strength and deformation capacity of the beams. In the present study, nonlinear truss model analysis was performed to study the elongation mechanism of reinforced concrete beams. The results showed that residual tensile plastic strain of the longitudinal reinforcing bar in the plastic hinge is the primary factor causing the member elongation, and that the shear-force transfer mechanism of diagonal concrete struts has a substantial effect on the magnitude of the elongation. Based on the analysis results, a simplified method for evaluating member elongation was developed. The proposed method was applied to test specimens with various design parameters and loading conditions.

Keywords : longitudinal elongation, beam growth, cyclic loading, truss model, reinforced concrete

1. 서 론

지진과 같은 반복하중을 받는 철근콘크리트 부재에서는 비탄성 거동에 의하여 부재의 길이방향 인장변형 (longitudinal elongation 또는 beam growth)이 발생된다 (Fig. 1). 일반적으로 비탄성 거동을 보이는 철근콘크리트 부재 및 구조물에서 나타나는 하중재하능력 및 변형능력의 저하는 단조하중보다 반복하중을 받는 경우에 더욱 일찍 관찰되는데, 이러한 조기 성능저하를 일으키는 주요한 원인 중의 하나로서 길이방향 인장변형이 여러 연구자들¹⁻⁸⁾에 의하여 연구되었다.

Paulay¹⁾는 강기둥-약보 (strong column-weak beam)로 설계된 철근콘크리트 모멘트 골조에서 반복적인 비탄성 거동에 의하여 보 소성힌지에서 길이방향 인장변형이 발생되며, 이러한 보의 길이방향 인장변형이 저층부 기둥의 소성회전변형을 증가시킬 뿐만 아니라 기둥에 작용하는 전단력 및 휨모멘트를 증가시킬 수 있음을 지적하였다. 또한 길이방향 인장변형은 저층부 기둥의 상부에 소성힌지를 발생시키므로, 기둥 하부 뿐만 아니라 상부에도 연성상세 설계를 할 것을 제안하였다. Kim et al.²⁾과 Kabeyasawa et al.³⁾은 수치해석 연구를 통하여 보의 길이방향 인장변형

이 기둥과 보 부재의 전단력과 휨모멘트에 영향을 주며, 그 결과 국부적으로 특정 부재에서 비탄성 변형 및 강도가 집중되어 강성저하가 조기에 발생하거나 또는 보-기둥 접합부에서의 조기 취성파괴가 발생할 위험성이 있음을 지적하였다.

길이방향 인장변형은 구조물뿐만 아니라 부재의 강도와 균열폭에도 영향을 준다. Lee and Watanabe⁴⁾는 주기하중을 받는 철근콘크리트 부재에서 길이방향 인장변형이 누적되므로 단조증가하중을 받는 부재보다 복부(web)에서의 콘크리트 압축파괴가 조기에 발생됨을 지적하였다. 또한, Brown and Jirsa,⁵⁾ Paulay and Priestley⁶⁾는 주기하중을 받는 보 또는 벽체의 소성힌지에서 길이방향 인장변형에 의하여 비교적 폭이 큰 관통균열이 발생되므로 주기거동 동안 슬립에 의한 핀칭(pinching)이 증가하고 종국적으로 미끄러짐 파괴(sliding failure)가 발생할 수 있다고 보고하였다.

이러한 주기하중을 받는 철근콘크리트 부재와 구조물의 손상을 정확히 파악하기 위해서는 우선, 부재의 길이방향 인장변형을 예측하여야 한다. Fenwick and Davidson⁷⁾은 스트럿 모델 (two-strut model)을 사용하여 길이방향 인장변형을 예측하였다. 또한 Lee and Watanabe⁴⁾는 보 실험자료를 근거로 길이방향 인장변형을 평가하는 경험식을 개발하였고, 이를 활용하여 철근콘크리트 보의 복부에서 발생하는 콘크리트 압괴에 의한 파괴변형을 예측하

*Corresponding author E-mail : parkhg@snu.ac.kr

Received August 12 2008, Revised October 29, 2008, Accepted November 14, 2008

©2008 by Korea Concrete Institute

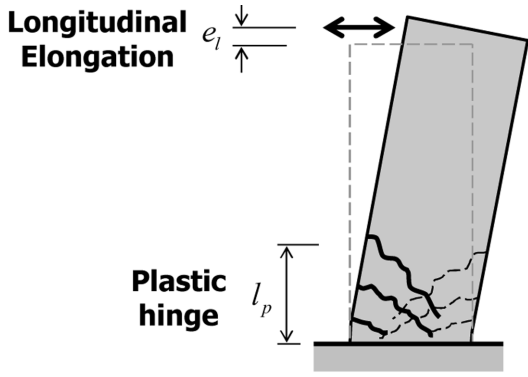


Fig. 1 Longitudinal elongation of reinforced concrete members subjected to cyclic loading

는 방법을 제시하였다. 하지만 이러한 기존 방법들은 명확한 역학적 배경을 갖기 보다는 주로 실험결과에 따른 경험식에 의하여 길이방향 인장변형을 예측하는 한계를 갖는다.

본 연구에서는 해석결과의 분석이 용이한 비선형 트러스 모델 (nonlinear truss model)⁸⁾을 이용하여 주기하중을 받는 철근콘크리트 보에 대한 비선형 해석을 수행하고, 주기거동시 길이방향 인장변형의 메커니즘을 분석하였다. 분석결과를 토대로 전단경간비, 재하이력, 단면배근상세 등에 따라 변하는 길이방향 인장변형의 크기를 구할 수 있는 간략화된 평가식을 개발하였다.

2. 해석연구

주기하중을 받는 철근콘크리트 보에 발생하는 길이방향 인장변형의 메커니즘을 파악하기 위하여 모델링과 해석결과의 분석이 용이한 비선형트러스모델⁸⁾을 사용하여 비선형해석을 수행하였다. Fig. 2(a)는 철근콘크리트 보의 비선형해석을 위한 트러스모델을 보여주는데, 길이방향, 직각방향, 그리고 대각방향 트러스요소로 보를 모델링하며, 각 트러스요소는 철근과 콘크리트로 구성된다. 재료의 비선형모델로서 인장균열이 있는 콘크리트의 인장-압축 주기거동과 철근의 바우싱거 효과 (Bauschinger effect)를 고려하는 주기모델을 사용한다. 자세한 모델링 방법과 철근 및 콘크리트 요소의 주기모델은 참고문헌⁸⁾에 나타나 있으며, 다양한 형태의 철근콘크리트 부재에 대한 비선형트러스모델 해석의 정확성은 참고문헌⁸⁾에서 이미 검증되었다.

해석대상 실험체는 Muguruma et al.⁹⁾의 세장한 연결보 BA5이다. BA5의 배근상세와 해석을 위한 트러스모델을 Fig. 2(a)에 나타냈다. 연결보는 부재 정중앙에서 모멘트가 0이므로, 연결보의 절반을 쉐일레버 보로 모델링하여 비선형 해석을 수행하였다. 휨철근으로 단면의 양단부에 각각 6개의 D13 ($f_y = 400$ MPa) 철근이 배치되었고, 직각방향의 전단철근비는 $\rho_v = 0.53\%$ ($f_y = 732$ MPa)이다. 콘크리트의 압축강도는 $f_{ck} = 29.3$ MPa이다.

Fig. 2(b)는 해석 및 실험으로부터 구한 하중-변위 곡

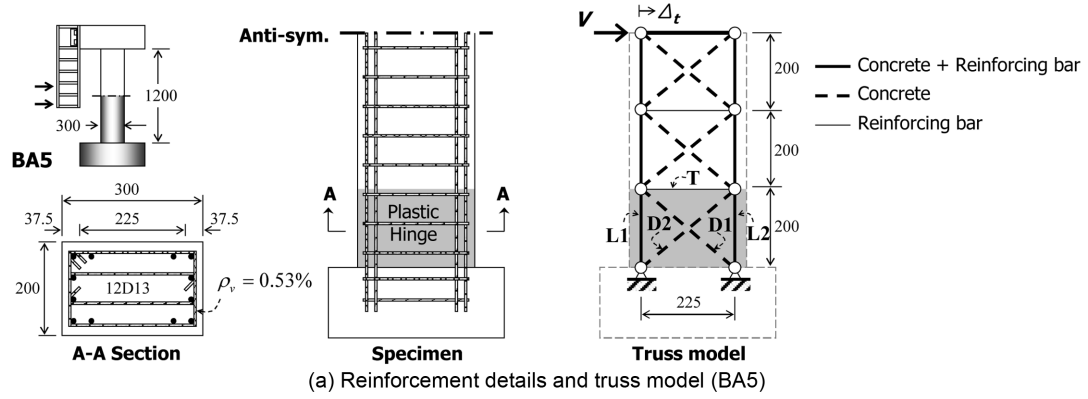
선을 비교하여 보여주는데, 비선형 트러스 모델 해석은 편칭 및 강성저하로 복잡한 전단지배보의 주기거동을 비교적 정확히 예측하였다. Fig. 2(c)는 보의 횡변형과 길이방향 인장변형의 관계를 보여주는데, 해석 및 실험 결과가 비교적 잘 일치하였다. Fig. 2(d)와 (e)는 해석 결과로서 나타난 소성힌지를 구성하는 길이방향 철근요소 L1 및 L2, 대각방향 콘크리트 요소 D1 및 D2의 응력-변형률 이력을 보여준다. 그림에 나타난 바와 같이 길이방향 철근 요소 L1 및 L2는 주기거동 내내 인장변형 상태에 존재하였고, 제하 (unloading)거동시에는 잔류변형률의 영향으로 인장변형 상태에서도 상당한 크기의 압축응력을 발휘하는 것으로 나타났다.

Fig. 2(c)에 나타난 바와 같이 부재 길이방향 인장변형은 보의 최대 횡변형의 증가를 수반하는 초기재하(Fig. 2(c)의 1st loading)에서는 횡변형의 크기에 비례하여 증가한다. 하지만 동일한 횡변형에서 주기거동이 반복되는 이후의 반복재하 (Fig. 2(c)의 subsequent loadings)에서는 길이방향 인장변형 증가량이 크지 않고, 주기거동 횟수가 증가하면서 누적된 길이방향 인장변형은 특정값에 수렴되는 양상을 나타낸다 (동일한 비탄성변형에서 주기거동이 반복되는 동안 나타나는 길이방향 인장변형의 수렴성은 부록 A에서 증명되었다).

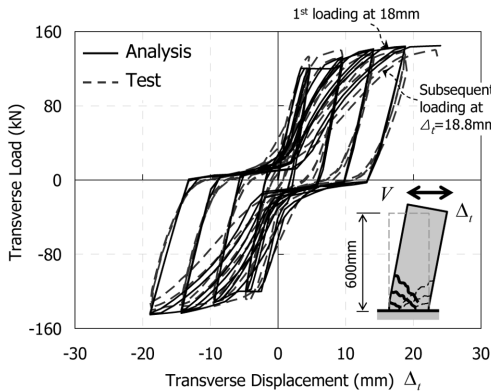
부재의 길이방향 인장변형은 길이방향으로 배치된 인장과 압축 철근의 인장변형을 수반할 수 밖에 없는데, Fig. 2(c)와 (d)를 비교하면 이러한 길이방향 인장변형의 양상이 길이방향 철근 L1 및 L2의 응력-변형률 거동 양상과 거의 일치함을 알 수 있다. 이러한 사실은 부재의 길이방향 인장변형이 길이방향 철근에 의하여 발생됨을 가리킨다. 대칭으로 철근이 배치된 단면에서 길이방향 철근이 부재의 길이방향 인장변형을 발생시키는 메커니즘을 정성적으로 분석하면 다음과 같다.

철근콘크리트 부재에서 휨모멘트는 단면에서 압축과 인장의 힘의 평형을 발생시키는데, 인장측에서는 콘크리트가 인장력을 거의 받지 못하므로 큰 소성 인장변형이 발생하고, 반면 압축측에서는 콘크리트와 철근이 협력하여 압축력을 발휘하므로 상대적으로 작은 압축변형이 발생한다. 길이방향 인장변형은 압축측과 인장측 변형의 평균값으로 정의할 수 있으므로, 철근콘크리트 보의 휨작용에서는 기본적으로 길이방향 인장변형이 발생한다. 그러나 Fig. 2(c)에서 보면, 주기하중이 반복되면서 지속적으로 길이방향 인장변형이 증가하는데, 이 값은 단조하중 하에서 동일한 횡변형에 대한 길이방향 인장변형 값보다 훨씬 크다.

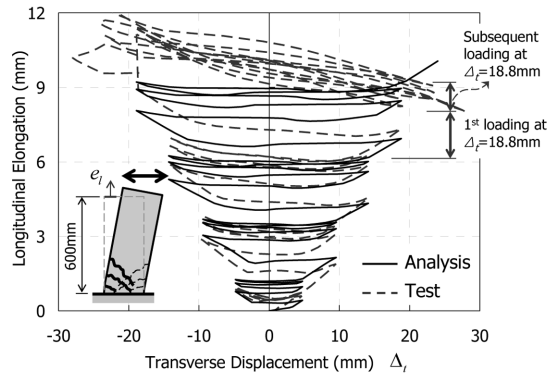
Fig. 3은 이러한 주기거동 동안 누적되는 길이방향 인장변형의 메커니즘을 보여준다. 전단력 없이 순수 휨 (pure bending)을 받는 부재 단면에서는 길이방향 인장변형이 발생한 경우 콘크리트의 도움 없이 휨모멘트에 의한 단면 인장력 및 압축력의 평형을 만족하여야 하므로 단면의 압축 및 인장 철근이 동시에 항복하고, 따라서 제하거동에 의하여 비교적 큰 압축 소성변형이 발생된다 (Fig. 3(a)의



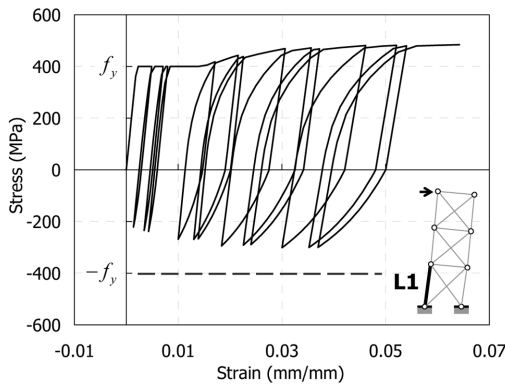
(a) Reinforcement details and truss model (BA5)



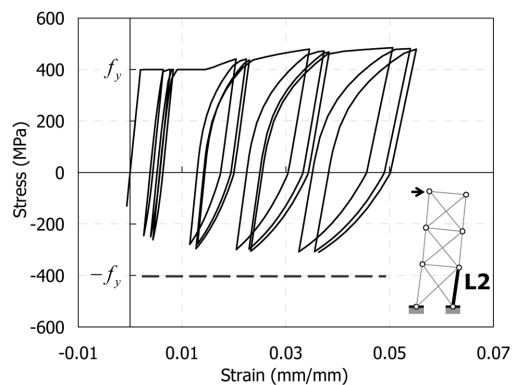
(b) Transverse load - displacement relationships



(c) Elongation - transverse displacement relationships



(d) Stress - strain relationships of longitudinal reinforcing bars in plastic hinge region (analysis)



(e) Stress - strain relationships of diagonal concrete struts in plastic hinge region (analysis)

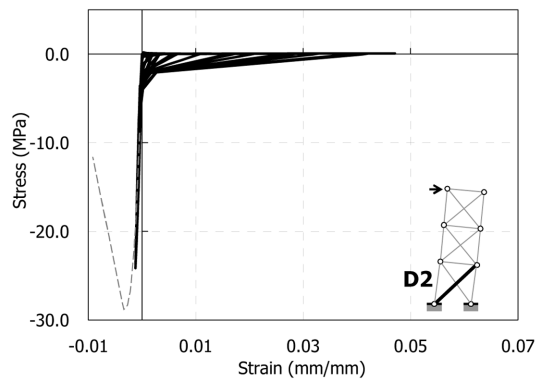
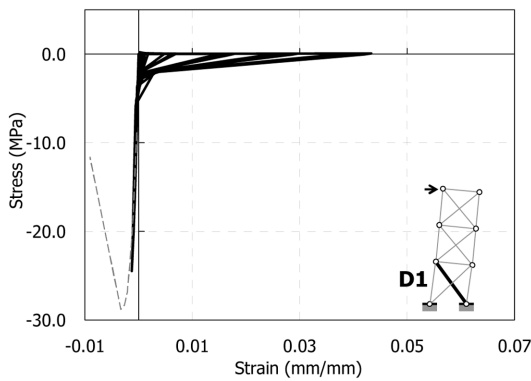


Fig. 2 Investigation on cyclic behavior of reinforced concrete beam specimen BA5

OA구간). 하지만, Fig. 3(b)에 나타난 바와 같이 휨과 전단을 동시에 받는 캔틸레버의 경우 대각방향 콘크리트 스트럿의 압축력 (F_D)에 의하여 전단력이 전달되며, 이때 대각 스트럿은 전단력 뿐만 아니라 부재 길이방향 압축

력 ($F_D \cos \alpha$)을 함께 전달한다. 따라서 길이방향 압축력 (F_C)의 크기가 인장력 (F_T)보다 작으며, 그 결과 제하거동에 의하여 인장철근이 항복하더라도 압축철근은 항복강도에 도달하지 못하고 인장 소성변형이 크게 남게 된다

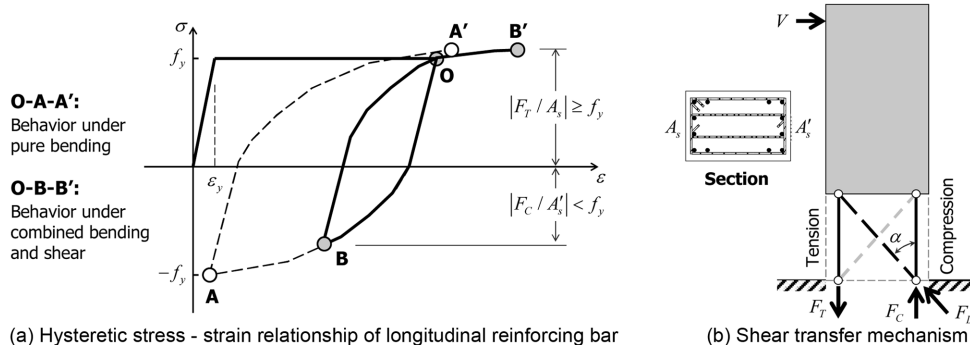


Fig. 3 Mechanism of longitudinal elongation of reinforced concrete member subjected to cyclic loading

(Fig. 3(a)의 OB구간). 후속되는 반대방향 재하에서는 미 회복된 잔류소성변형의 영향으로 인하여 길이방향 인장 변형이 추가적으로 발생된다 (Fig. 3(a)의 BB'구간). Fig. 2(d)에 나타낸 철근의 이력거동은 이러한 길이방향 인장 변형의 누적을 잘 보여주는데, 인장항복 이후의 재하거 동에서 철근의 압축응력이 항복강도 $-f_y$ 보다 작으므로 압 축거동에 의한 소성변형이 거의 발생하지 않으며, 따라 서 철근의 인장변형률과 그로인한 부재의 길이방향 인장 변형이 지속적으로 커진다.

3. 길이방향 인장변형의 평가

길이방향 인장변형 평가를 위한 단순모델을 개발하기 위하여, 모든 소성변형이 소성힌지에 집중되고, 그 이외 의 영역에서는 탄성변형만 발생하는 것으로 가정하였다. Fig. 4(a)는 철근콘크리트 보의 소성힌지를 대각방향 콘 크리트 스트럿 D_C 와 길이방향 철근 L_T 및 L_C 로 나타낸 트러스 모델을 보여준다. 그림에서 길이방향 철근요소 L_T 및 L_C 는 철근의 잔류소성변형에 의한 길이방향 인장 변형으로 인하여 주기거동 내내 인장변형률 상태에 존재 한다(Fig. 2(d) 참조). 또한 큰 소성변형이 예상되는 강진 지역에서는 전단철근이 모든 전단력을 저항하도록 설계 하므로, 계산의 편의를 위하여 직각방향 전단철근의 인 장변형을 무시하였다(이러한 전단철근의 변형이 길이방

향 인장변형에 미치는 영향은 4장에서 논하였다).

Fig. 4(b)는 부재와 소성힌지의 변형형상을 나타낸다. 부재의 횡변형 Δ_r 는 소성힌지의 횡변형 Δ_p 와 강제회전변 형 Δ_θ 그리고 탄성영역의 휨변형 Δ_{ef} 의 합과 같다.

$$\Delta_r = \Delta_t + \Delta_{ef} + \Delta_\theta \quad (1)$$

대각 콘크리트스트럿 D_C (Fig. 4(b))의 압축변형률을 ϵ_c (< 0)로 정의하면, 변형적합조건으로부터 다음 식을 만족하 여야 한다.

$$-\Delta_p \sin \alpha + \epsilon_{lt} l_p \cos \alpha = \epsilon_c \left(\frac{l_p}{\cos \alpha} \right) \quad (2a)$$

여기서 ϵ_{lt} 는 길이방향 철근요소 L_T 의 인장변형률, l_p 는 소 성힌지의 길이, α 는 대각 콘크리트 스트럿의 각도이다. 소성힌지의 길이 l_p 는 다양한 변수의 영향을 받지만,⁶⁾ 일 반적으로 $0.75d \leq l_p \leq d$ 의 범위에 존재한다.⁴⁾ 본 연구에서 는 주로 세장한 부재를 대상으로 하므로, 단면의 유효폭 d 를 소성힌지의 길이 l_p 로 사용한다.

휨항복에 의한 연성거동을 보이는 철근콘크리트 부재 의 경우 콘크리트의 압축변형률 ϵ_c 는 철근의 인장변형률 ϵ_{lt} 에 비하여 훨씬 작다. 따라서 근사적으로 $\epsilon_c \approx 0$ 으로 가 정하여 식 (2a)를 다음과 같이 정리할 수 있다.

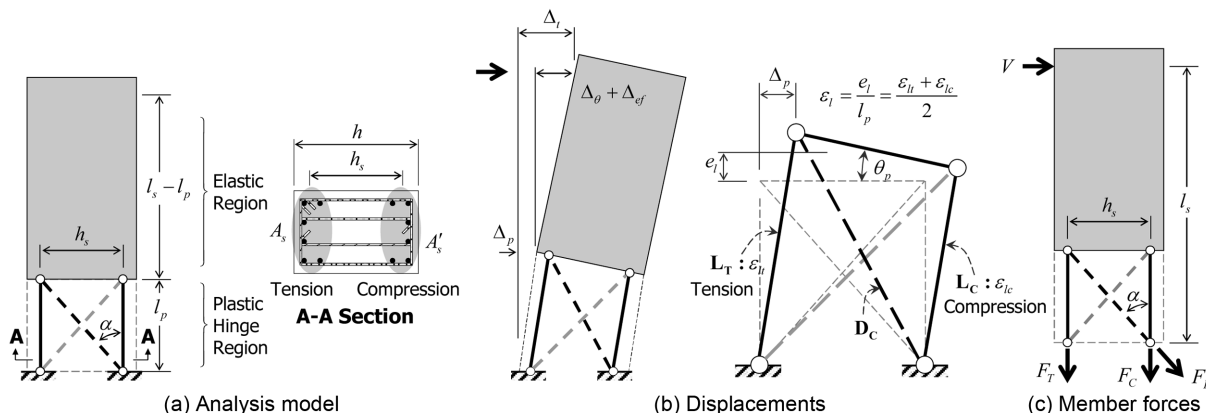


Fig. 4 Evaluation of longitudinal elongation

$$\Delta_p \approx \varepsilon_{lt} \frac{l_p^2}{h_s} \quad (2b)$$

소성힌지 영역의 길이방향 인장변형률 ε_l 은 양단부의 길이방향 요소 \mathbf{L}_T 와 \mathbf{L}_C 변형률의 평균이다 (Fig. 4(b)).

$$\varepsilon_l = \frac{\varepsilon_{lt} + \varepsilon_{lc}}{2} \quad (3)$$

식 (3)을 사용하여 식 (2b)로부터 ε_{lt} 를 소거하면 Δ_p 를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta_p = (2\varepsilon_l - \varepsilon_{lc}) \frac{l_p^2}{h_s} \quad (2c)$$

소성힌지의 회전변형 θ_p (Fig. 4(b))에 의한 탄성영역의 강제변형 Δ_θ 는 다음과 같다.

$$\Delta_\theta = \theta_p (l_s - l_p) = \left[\frac{(\varepsilon_{lt} - \varepsilon_{lc}) l_p}{h_s} \right] (l_s - l_p) \quad (4a)$$

식 (3)을 이용하여 식 (4a)로부터 ε_{lt} 를 소거하여 정리하면 다음과 같다.

$$\Delta_\theta = \left[\frac{2(\varepsilon_l - \varepsilon_{lc}) l_p}{h_s} \right] (l_s - l_p) \quad (4b)$$

식 (2c)와 (4b)를 식 (1)에 대입하여 정리하면, 길이방향 인장변형률 ε_l 을 길이방향 압축요소 \mathbf{L}_C 의 변형률 ε_{lc} 의 함수로 정의된다.

$$\varepsilon_l = \frac{(\Delta_l - \Delta_{ef}) h_s}{2l_s l_p} + \varepsilon_{lc} \left(1 - \frac{l_p}{2l_s} \right) \quad (5)$$

집중하중을 받는 캔틸레버 보의 탄성 휨변형은 $\Delta_{ef} = \phi_y (l - l_p)^2 / 3$ 으로 계산할 수 있다.¹⁰⁾ 여기서 장방형의 보 단면의 항복곡률은 $\phi_y = 1.7\varepsilon_y / h$ 로 정의할 수 있다.¹¹⁾ h = 보 단면의 깊이 (Fig. 3(a)), ε_y = 길이방향 철근의 항복변형률이다.

길이방향 압축요소 \mathbf{L}_C 의 변형률 ε_{lc} 는 부재의 정적평형조건을 사용하여 다음과 같이 구한다. Fig. 4(c)는 소성힌지 영역에 작용하는 내력을 보여주는데, 힘과 모멘트의 평형조건에 의하여 다음 식을 만족하여야 한다.

$$\text{직각방향 } F_D \sin \alpha + V = 0 \quad (6)$$

$$\text{길이방향 } F_D \sin \alpha + F_C + F_T = 0 \quad (7)$$

$$\text{휨모멘트 } Vl_s = F_T h_s \quad (8)$$

여기서 F_T , F_C = 각각 길이방향 인장요소 \mathbf{L}_T 와 압축요소 \mathbf{L}_C 의 내력, F_D = 대각 스트럿 \mathbf{D}_C 의 내력이다(Fig. 4(c)).

식 (6)과 (8)을 사용하여 식 (7)에서 F_D 를 소거한다.

$$F_C = F_T \left(\frac{h_s}{l_s} \cot \alpha - 1 \right) = -F_T \left(1 - \frac{l_p}{l_s} \right) \quad (9)$$

반복하중을 받는 철근콘크리트 보는 길이방향 인장변형으로 인하여 길이방향 철근은 주기거동 내내 인장변형률에 머물러 있으므로, \mathbf{L}_T 의 인장내력 F_T 와 \mathbf{L}_C 의 압축내력 F_C 는 모두 철근이 저항한다 (Fig. 2(d)). 따라서 식 (9)의 양변을 압축철근 \mathbf{L}_C 의 단면적 A_s' 으로 나누어 길이방향으로 배치된 철근의 응력관계식으로 다시 쓸 수 있다.

$$\sigma_{lc} = \sigma_{lt} \left(\frac{A_s}{A_s'} \right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s} \right) \approx -f_y \left(\frac{A_s}{A_s'} \right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s} \right) \geq -f_y \quad (10)$$

여기서 $\sigma_{lt} (= F_T / A_s)$, $\sigma_{lc} (= F_C / A_s')$ = 길이방향 인장 및 압축 철근의 응력, A_s , A_s' = 길이방향 인장 및 압축철근의 단면적 (Fig. 4(a)), f_y = 철근의 항복강도이다.

Fig. 5는 반복적인 인장-압축 거동을 보이는 길이방향 압축철근 \mathbf{L}_C 의 응력 σ_{lc} (< 0)와 변형률 ε_{lc} 의 관계를 보여 준다. 본 연구에서는 간편한 계산을 위하여 Fig. 5와 같이 철근의 제하거동을 3선형 곡선 (tri-linear curve)으로 간략화하여 σ_{lc} 에 대응하는 ε_{lc} 를 구하였다.

$$\varepsilon_{lc} = \varepsilon_1 \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y} \right) - \varepsilon_y \quad (11)$$

여기서 η = 철근의 바우싱거 효과를 근사적으로 나타내기 위하여 도입한 계수로 본 연구에서는 근사적으로 0.6을 사용하며, ε_1 = 길이방향 철근요소 \mathbf{L}_C 가 직전의 반대방향 재하 사이클에서 경험한 최대 인장변형률 이력이다. 식 (11)은 철근의 소성변형률이 충분히 발생하는 경우를 가정한 근사식으로서, ε_1 이 $2\varepsilon_y$ 보다 큰 경우에 사용하여야 한다.

식 (10)으로부터 계산된 σ_{lc} 가 $-f_y$ 보다 작은 경우에는 철근뿐만 아니라 콘크리트 또한 압축내력 F_C (Fig. 4(c))

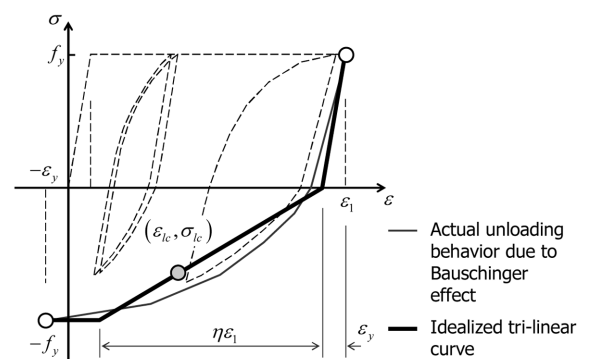


Fig. 5 Cyclic stress-strain relationship of reinforcing bars

에 저항하여야 한다. 콘크리트가 압축력을 발휘하기 위해서는 휨균열이 닫혀야 하므로, $\sigma_{lc} < -f_y$ 이면 $\varepsilon_{lc} = 0$ 을 적용한다.

길이방향 인장변형률 ε_l 은 각각 식 (10)과 (11)로부터 길이방향 철근요소 L_C 의 응력 σ_{lc} 와 변형률 ε_{lc} 를 구하고, 이들을 식 (5)에 대입하여 구한다. 그런 다음 식 (3)으로부터 길이방향 철근 요소 L_T 의 인장변형률 ε_{lt} 를 계산한다. 주기하중을 받는 부재는 재하방향에 따라 인장 및 압축을 받는 길이방향 요소 L_C 와 L_T 가 바뀌므로, L_T 의 인장변형률 ε_{lt} 는 뒤따르는 반대방향 재하 사이클에서 L_C 의 최대 인장 변형률 이력 ε_1 (식 (11))으로 사용된다. 이와 같이 재하순서와 방향에 따라 ε_1 을 갱신하여 ε_l 을 계산한다 (자세한 ε_l 계산과정을 **부록C**에 예시하였다). 식 (5), (10), (11)을 사용하여 부재의 길이방향 인장변형률을 구하기 위해서는 재하순서에 따라 지루한 계산을 순차적으로 반복하여야 한다. 그러나 Fig. 6(a)에 나타난 바와 같이 단면의 양단부에 동일한 철근이 배치되고($A_s = A_s'$) 동일한 크기의 정·부 방향 횡변형 $\pm\Delta$ 에서 주기거동을 무한히 반복하는 경우에는, 부재의 길이방향 인장변형률이 결국 ε_l 로 수렴한다. 따라서 최종적으로 수렴된 길이방향 인장변형률 ε_l (Fig. 6(a))은 다음과 같다 (길이방향 인장변형률이 수렴하는 이유와 최종적인 수렴값은 **부록A**에 나타냈다).

$A_s = A_s'$ and $\sigma_{lc} \geq -f_y$ 인 경우

$$\varepsilon_l = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s \left(1 + \frac{\eta \sigma_{lc}}{2 f_y}\right) - \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \varepsilon_y}{1 - \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s}\right)} \quad (12)$$

원칙적으로 식 (12)는 대칭의 재하이력을 갖는 철근콘크리트 부재에 적용 가능하지만, 정·부 방향의 횡변형이 다른 경우에도 적용할 수 있다. 비대칭 재하시에는 식 (12)에 정부 방향의 횡변형을 각각 대입하여 구한 두 길이방향 인장변형률을 평균하여 ε_l 을 근사적으로 구한다.

Fig. 6(b)는 비대칭 배근상세 ($A_{s1} > A_{s2}$, $A_s \neq A_s'$)를 갖

는 부재의 부재 인장변형률-횡변형 관계를 보여준다. 단면이 작은 철근이 인장을 받는 경우 (부방향 재하, $A_s = A_{s2}$, $A_s' = A_{s1}$) 부재의 길이방향 인장변형률 ε_l (Fig. 6(b))은 다음과 같이 구한다 (자세한 수식의 유도과정은 **부록B**에 나타냈다).

$A_s = A_{s2}$, $A_s' = A_{s1}$ ($A_{s1} > A_{s2}$) and $\sigma_{lc} \geq -f_y$ 인 경우

$$\varepsilon_l = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s \left[2 + \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s}\right)\right] - \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \varepsilon_y}{2l_p l_s} \quad (13)$$

식 (12) 및 (13)은 $\sigma_{lc} \geq -f_y$ 인 경우를 가정하여 구한 부재 인장변형률이다. 만약 $\sigma_{lc} < -f_y$ 인 경우에는 $\varepsilon_{lc} = 0$ 이므로 주기거동이 반복되더라도 부재 인장변형률이 누적되지 않는다. 따라서 식 (5)로부터 ε_l 은 다음과 같다.

$\sigma_{lc} < -f_y$ 인 경우

$$\varepsilon_l = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{2l_p l_s} \quad (14)$$

본래 식 (12)~(14)는 Fig. 6과 같이 단일의 최대 횡변형 $\pm\Delta$ 에서 주기거동이 지속적으로 반복되는 부재의 길이방향 인장변형률을 구하는 방법이다. 그러나 Fig. 7에 나타난 바와 같이 여러 비탄성 횡변형에서 단계적으로 주기거동이 반복되는 경우에도 식 (12)~(14)를 적용할 수 있다. Fig. 7에 나타난 바와 같이 각 변형단계 Δ_1 및 Δ_2 에서 주기거동이 무한히 반복된다면, 각 변형단계의 최종적인 부재 인장변형률 ε_{l1} 및 ε_{l2} 는 그 이전 변형단계의 재하이력과 관계없이 각각 현단계의 횡변형 Δ_1 및 Δ_2 를 사용하여 식 (12)~(14)로부터 계산된다. 이는 **부록A**와 **B**에서 증명되었다.

단조하중을 받는 철근콘크리트 부재의 경우 길이방향 압축요소 L_C 의 변형률을 근사적으로 $\varepsilon_{lc} = 0$ 으로 가정할 수 있다. 따라서 식 (14)를 사용하여 단조하중을 받는 철근콘크리트 부재의 길이방향 인장변형률 ε_l 을 계산할 수 있다 (Fig. 6).

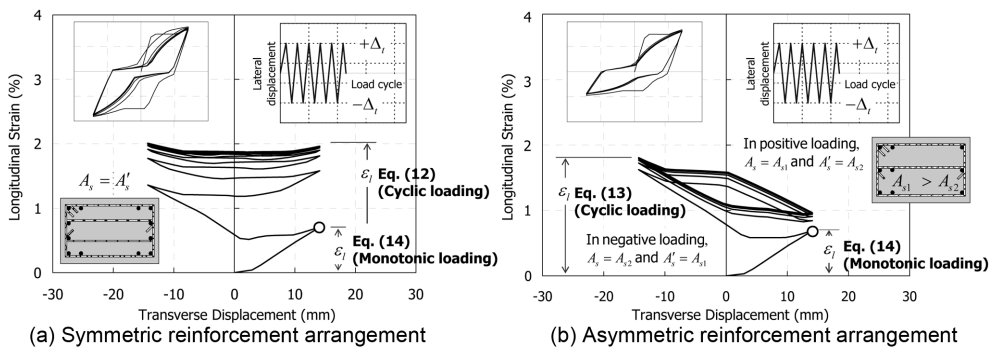


Fig. 6 Longitudinal elongation of reinforced concrete members subjected to repeated cyclic loading at a specific transverse displacement

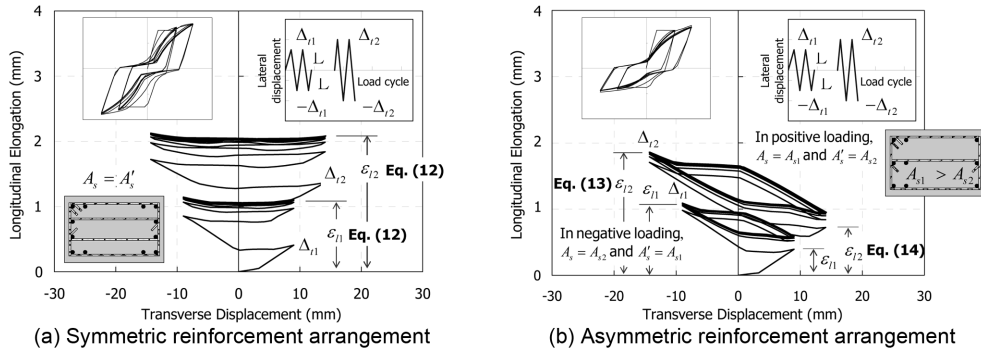


Fig. 7 Longitudinal elongation of reinforced concrete members subjected to repeated cyclic loading at various transverse displacements

4. 검 증

제안된 길이방향 인장변형 평가식의 검증을 위하여 Muguruma et al.⁹⁾ Kinugasa and Nomura¹²⁾ 등의 보실험 결과와 비교하였다.

Muguruma et al.⁹⁾의 연결보 실험체 형상 및 단면특성은 Fig. 2(a)에 나타나 있다. 총 12개의 실험체가 보고되었으나, 본 검증예제에서는 전단철근이 충분히 배근된 BA4-BA6, BA10-BA12 등 6개의 실험체를 고려하였다. 실험체는 전단경간비가 2.0이며, 단면크기는 200 mm × 300 mm 이고 양단부에 6D13의 휨철근이 각각 배치되었다. 휨철근의 항복강도는 $f_y = 399.5$ MPa이고, 콘크리트 압축강도는 $f_{ck} = 29.3$ (BA4, BA5, BA6), 43.4 MPa (BA10, BA11, BA12)이다. 보 실험체의 소성힌지 길이 l_p 로 단면의 유효폭 d (= 262 mm)을 사용하였다.

Fig. 8은 실험 및 제안된 방법으로 구한 소성힌지에서의 길이방향 인장변형률 ϵ_l 과 횡변위의 관계를 비교하여 보여준다. 길이방향 인장변형률은 식 (5), (10), (11)에 의한 순차적 계산방법 (sequential method)과 식 (12)에 의한 직접적인 방법 (direct method)을 사용하여 예측하였다 (BA4에 대하여 길이방향 인장변형률을 구하는 예제를

부록C에 나타냈다). 그림에 나타난 바와 같이 제안된 방법에 의한 길이방향 인장변형률은 실험에 의한 값과 비교적 정확히 일치하였다. 특히 식 (12)는 간단한 수계산을 통하여 반복적인 주기거동 동안 누적되는 길이방향 인장변형률을 비교적 정확히 예측하였다.

Fig. 9는 Kinugasa and Nomura¹²⁾의 캔틸레버보에 대한 검증결과를 보여준다. 검증에 사용된 실험체는 KN2-KN5, KN8, KN9 등 6개이며, 모든 실험체는 동일한 형상 및 단면특성을 갖는다. 실험체는 전단경간비가 2.5이며, 단면크기는 200 mm × 200 mm이고 단면에 4D13 및 2D10의 휨철근이 배치되었다. 실험변수로 사용된 각 실험체의 재하이력은 Fig. 9에 나타냈다. 휨철근의 항복강도는 $f_y = 415.7$ MPa 이고, 콘크리트 압축강도는 $f_{ck} = 26.5$ (KN8), 27.5 (KN4, KN5), 28.4 (KN2, KN9), 29.4 MPa (KN3)이다. 보 실험체의 소성힌지의 길이 l_p 로 단면의 유효폭 d (= 170 mm)을 사용하였다.

Fig. 9는 제안된 방법과 실험으로부터 구한 길이방향 인장변형률 ϵ_l 을 비교하여 보여주는데, 제안된 방법은 재하이력이 다른 철근콘크리트 보의 길이방향 인장변형률을 비교적 정확히 예측하였다. 그림에 나타난 바와 같이 KN2, KN3, KN4는 각각 $\Delta_l = 20, 30, 40$ (mm)의 변형

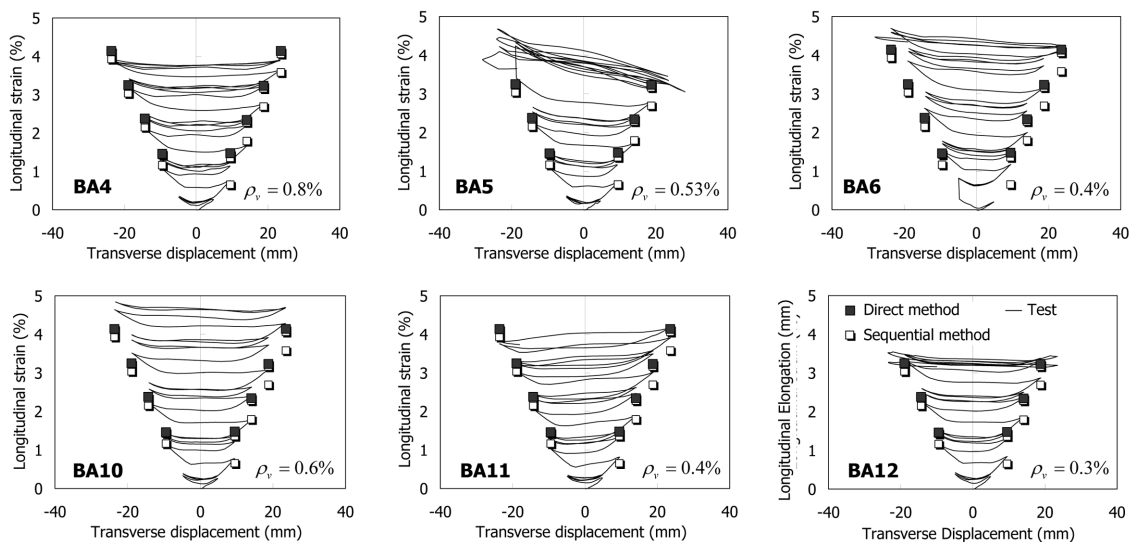


Fig. 8 Verification of the proposed method for slender coupling beams (Muguruma et al. 1988)

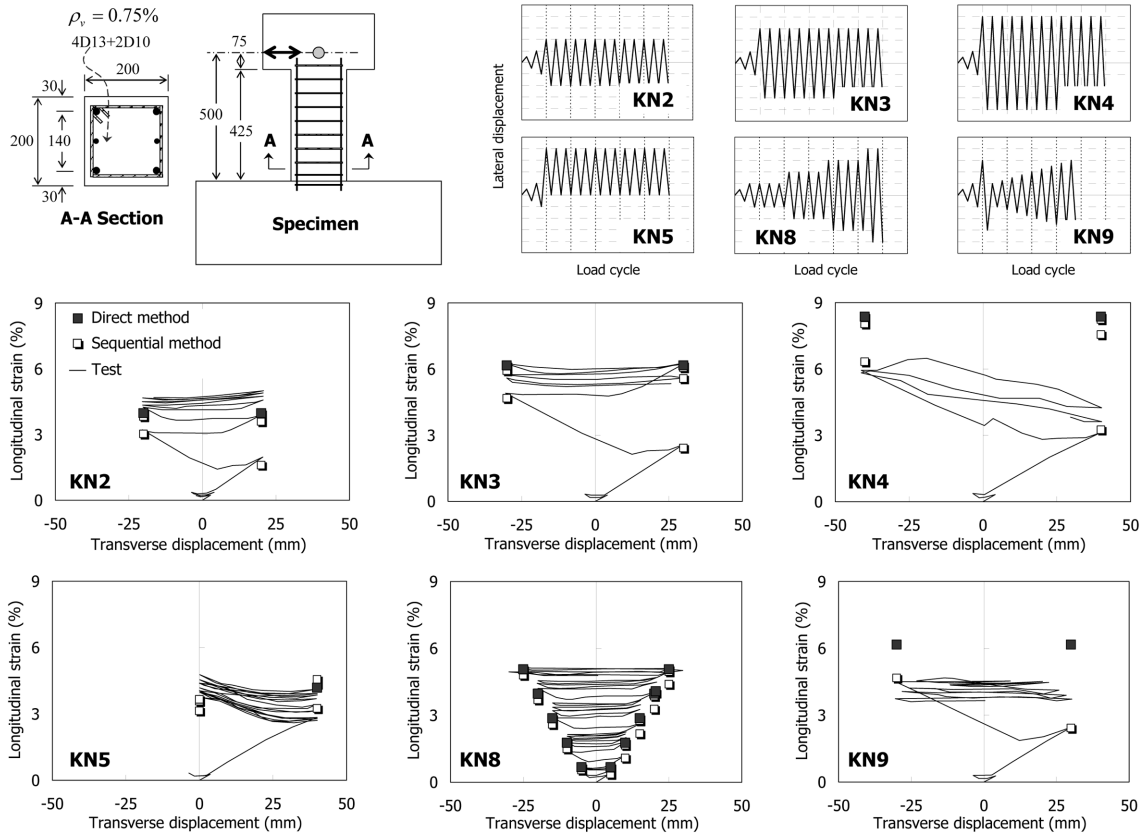


Fig. 9 Verification of the proposed method for cantilever beams (Kinugasa and Nomura 1994)

에서 주기거동을 무한히 반복시킨 실험체인데, 제안된 방법은 변형에 따른 길이방향 인장변형률의 변화를 잘 예측하였다. 그러나 KN4의 경우 비탄성 변형 (변위비 8.0%) 이 지나치게 커 첫 번째 사이클 이후에 급격한 강도저하가 발생되었으며, 이로 인하여 주기거동 동안 길이방향 인장변형률의 누적이 거의 없었다. 그 결과 식 (5), (10), (11)을 이용하는 순차적인 계산방법을 사용하여 부재에 발생된 길이방향 인장변형률의 초기값을 정확히 예측하였으나, 식 (12)에 의한 최종적인 길이방향 인장변형률은 실험 결과보다 다소 과평가되었다. KN5의 경우 정방향으로만 주기거동이 반복되었으므로, 식 (12)를 사용하여 구한 길이방향 인장변형률을 2로 나누어 실험결과를 비교하였다. 그 결과 식 (12)는 비대칭 재하력을 받는 보 부재의 길이방향 인장변형률은 비교적 정확히 예측하였다. KN9는 정부 방향으로 30 mm까지 한번 가력한 이후 그보다 작은 횡변형에서 주기거동이 반복되었으므로 길이방향 인장변형의 누적이 거의 없었다. 따라서 순차적인 계산방법을 사용하여 부재 길이방향 인장변형률의 초기값을 정확히 예측하였으나, 식 (12)에 의한 최종적인 길이방향 인장변형률($\Delta_f = 30$ mm)은 실험 결과보다 과평가 되었다.

본 연구에서 제안된 방법은 소성힌지 영역에 전단철근이 충분히 배치된 보에 적용할 수 있다. Mugeruma et al.⁹⁾이 실험한 전단철근량이 충분하지 않은 보실험체 BA2 및 BA3에 대하여 길이방향 인장변형을 평가한 결과, 제

안된 방법(식 (12))이 약 27% 과평가하는 것으로 나타났다. 이는 전단철근의 인장항복으로 인하여 전단변형이 크게 증가되므로 소성힌지에서 휨변형에 의한 길이방향 인장변형이 감소되기 때문이다. 따라서 전단철근이 충분치 않은 부재에서는 제안된 방법을 사용할 경우 길이방향 인장변형이 보수적으로 예측된다.

본 연구에서 개발된 길이방향 인장변형 평가방법은 본 예제에서 검증된 바와 같이 전단경간비가 2.0 이상이 세장한 보에 적용하는 것이 바람직하다. 전단경간비가 작은 경우 부재 전체에 비탄성변형이 발생되므로, 소성힌지에 모든 비탄성변형이 집중된다는 가정을 사용하는 제안된 평가식을 적용할 수 없다. 또한 전단벽의 경우 단면 중앙부에 길이방향 복부철근이 배치되므로, 제안된 방법을 적용할 수 없다.

5. 결 론

본 연구에서는 주기하중을 받는 철근콘크리트 부재에서 발생하는 길이방향 인장변형의 메커니즘을 분석하고, 이를 토대로 길이방향 인장변형률을 예측할 수 있는 간편한 평가방법을 개발하였다. 다양한 실험결과와 비교를 통하여 제안된 방법의 정확성을 검증하였다. 주요 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

- 1) 철근콘크리트 부재에서는 휨철근의 인장 소성변형

으로 인하여 소성힌지 영역에서 길이방향 인장변형이 발생된다. 특히 주기하중을 받는 철근콘크리트 보에서는 복부에 형성되는 대각 콘크리트 스트럿이 휨철근에 발생한 인장 소성변형률이 감소되는 것을 억제하므로, 주기거동이 반복됨에 따라 길이방향 인장변형이 증가한다.

- 2) 길이방향 인장변형은 휨변형이 증가함에 따라 증가된다. 동일한 휨변형에서 주기거동이 반복되는 경우 부재에 발생하는 길이방향 인장변형이 증가하지만 급격히 특정 값에 수렴한다.
- 3) 여러 비탄성 변형 단계에서 주기거동이 무한히 반복되는 경우 각 비탄성 단계에서 최종적으로 수렴된 길이방향 인장변형은 이전 단계의 재하이력에 관계없이 현 단계의 비탄성 휨변형으로부터 결정된다.
- 4) 다양한 재하이력을 갖는 보 실험체에 대하여 제안된 방법을 사용하여 길이방향 인장변형률을 예측한 결과, 대부분 실험결과와 잘 일치하였다. 다만, 과도한 비탄성변형으로 인하여 강도저하가 발생되거나 또는 전단철근이 항복하는 경우에는 부재의 길이방향 인장변형률이 과평가되는 보수적인 결과를 나타냈다.

본 연구에서 개발된 길이방향 인장변형 평가식은 추후에 지진하중을 받는 철근콘크리트 골조의 정밀한 강도 및 변형능력의 추정에 활용될 수 있고, 또한 개별 부재의 강도 및 변형능력 평가와 소성힌지에서의 균열폭을 예측하는데 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

제안된 평가식은 전단경간비가 2.0 이상인 세장한 철근콘크리트 보에 적용할 수 있다. 전단경간비가 작은 부재와 또는 단면 중앙부에 복부철근이 배치되는 전단벽에 발생하는 길이방향 인장변형의 경우 향후 추가적인 연구가 필요하다.

참고문헌

1. Paulay, T., "Seismic Design of Concrete Structures: The Present Needs of Societies," *Proceedings of 11th World Conference on Earthquake Engineering*, Paper No. 2001, Acatulco, Mexico, 1996.
2. Kim, J., Stanton, J., and MacRae, G., "Effect of Beam Growth on Reinforced Concrete Frames," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 130, No. 9, 2004, pp. 1333~1342
3. Kabeyasawa, T., Sanada, Y., and Maeda, M., "Effect of Beam Axial Deformation on Column Shear in Reinforced Concrete Frames," *Proceedings of 12th World Conference on Earthquake Engineering*, Paper No. 1017, Auckland, New Zealand, 2000.
4. Lee, J. and Watanabe, F., "Shear Deterioration of Reinforced Concrete Beams Subjected to Reversed Cyclic Loading," *ACI Structural Journal*, Vol. 100, No. 4, 2003, pp. 480~489.
5. Brown, R. H. and Jirsa, J. O., "Shear Transfer of Reinforced Concrete Beams under Reversed Loading," *ACI Special Publication 42-16*, 1971, pp. 347~357.
6. T. Paulay, M. J. N. Priestley, *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*, John Wiley and Sons, Inc, 1992.
7. Fenwick, R. and Davidson, B., "Elongation in Ductile Seismic Resistant Reinforced Concrete Frames," *Proceedings of Tom Paulay Symposium*, Farmington Hills, Michigan, American Concrete Institute., SP 157-7, 1995, pp. 143-170.
8. Park, H. and Eom, T., "Truss Model for Nonlinear Analysis of Reinforced Concrete Members Subject to Cyclic Loading," *Journal of Structural Engineering*, ASCE, Vol. 138, No. 10, 2007, pp. 1351~1363
9. Muguruma, H., Watanabe, F., et al., "Study on Shear Design of RC Beams Subjected to Combined Bending and Shear: Part1 and Part2," *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting of Architectural Institute of Japan*, 1988, pp. 183~186 (In Japanese).
10. Park, H. and Eom, T., "A Simplified Method for Estimating the Amount of Energy Dissipated by Flexure-Dominated Reinforced Concrete Members for Moderate Cyclic Deformations," *Earthquake Spectra*, Vol. 22 No. 2, 2006, pp. 459~490.
11. Priestley, M. J. N., "Performance Based Seismic Design," *Proceedings of the 12th World Conference on Earthquake Engineering*, Auckland, New Zealand, 2000.
12. Kinugasa, H. and Nomura, S., "Failure Mechanism Under Reversed Cyclic Loading after Flexural Yielding," *Concrete Research and Technology*, Japanese Concrete Institute, Vol. 5, No. 2, 1994, pp. 21~32. (In Japanese).

요약 휨항복 이후 주기하중을 받는 철근콘크리트 부재에서는 길이방향의 인장변형이 발생된다. 이러한 길이방향 인장변형은 철근콘크리트 보의 강도 및 변형능력을 저하시킬 수 있다. 본 연구에서는 비선형 트러스 모델 해석을 통하여 철근콘크리트 보에 발생하는 길이방향 인장변형의 메커니즘을 분석하였다. 그 결과, 길이방향 인장변형은 소성힌지에서의 길이방향 철근에 발생하는 잔류 인장 소성변형으로 인하여 발생되고, 대각 콘크리트 스트럿의 전단력 전달 메커니즘이 길이방향 인장변형의 크기에 중요한 영향을 미치는 것으로 나타났다. 이러한 분석결과를 토대로 주기거동 동안 철근콘크리트 보에 누적되는 길이방향 인장변형을 평가할 수 있는 간단한 평가식을 제안하였다. 제안된 방법은 다양한 설계변수 및 재하이력을 갖는 보 실험체에 적용되었다.

핵심용어 : 길이방향 인장변형, 보신장, 주기하중, 트러스모델, 철근콘크리트

부록A: 대칭의 단면배근상세를 갖는 보의 누적 길이방향 인장변형

Fig. 6(a)는 비탄성 횡변형 $\pm\Delta$ 에서 주기거동을 반복하는 철근콘크리트 부재에 발생되는 길이방향 인장변형률-횡변형 관계를 보여준다. n 번째 재하 사이클까지의 누적된 길이방향 인장변형률과 길이방향 압축철근 L_C 및 인장철근 L_T 의 변형률을 각각 $(\varepsilon_l)_n$, $(\varepsilon_c)_n$, $(\varepsilon_t)_n$ 으로 정의한다. 식 (5)으로부터 n 및 $(n+1)$ 번째 재하 사이클에서의 누적 길이방향 인장변형률은 다음과 같다.

$$(\varepsilon_l)_n = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{2l_s l_p} + (\varepsilon_{lc})_n \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \quad (A1)$$

$$(\varepsilon_l)_{n+1} = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{2l_s l_p} + (\varepsilon_{lc})_{n+1} \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \quad (A2)$$

식 (3)으로부터 $(\varepsilon_c)_n$ 을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$(\varepsilon_c)_n = 2(\varepsilon_l)_n - (\varepsilon_t)_n \quad (A3)$$

식 (A3)을 식 (A1)에 대입하여 $(\varepsilon_t)_n$ 에 관하여 풀면 다음과 같다.

$$(\varepsilon_t)_n = \frac{2(l_s - l_p)}{(2l_s - l_p)} (\varepsilon_l)_n + \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{(2l_s - l_p)} \quad (A4)$$

대칭으로 배근된 단면에서는 σ_{lc} (식 (10))가 $-f_y$ 보다 크므로, 식 (11)로부터 $(\varepsilon_t)_{n+1}$ 은 다음과 같다.

$$(\varepsilon_c)_{n+1} = \varepsilon_l \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) - \varepsilon_y = (\varepsilon_t)_n \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) - \varepsilon_y \quad (A5)$$

식 (A4)를 식 (A5)에 대입하여 정리한 다음, 식 (A2)에서 $(\varepsilon_c)_{n+1}$ 을 소거하면 다음과 같다.

$$(\varepsilon_l)^{n+1} = \left[\left(1 - \frac{l_p}{l_s}\right) \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) \right] (\varepsilon_l)_n + \frac{h_s(\Delta_t - \Delta_{ef})}{l_s l_p} \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{2f_y}\right) - \varepsilon_y \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \quad (A6)$$

식 (A6)는 길이방향 인장변형률이 나타내는 수열의 점화식으로서 일반항 $(\varepsilon_l)_n$ 은 다음과 같다.

$$(\varepsilon_l)_n = f(\Delta_t) + \beta^{n-1} [(\varepsilon_l)_1 - f(\Delta_t)] \quad (A7)$$

여기서

$$f(\Delta_t) = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{2f_y}\right) - \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \varepsilon_y}{1 - \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s}\right)} \quad (A8)$$

$$\beta = \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s}\right) \quad (A9)$$

주기거동이 비탄성 횡변형 $\pm\Delta$ 에서 무한히 반복된다면, β 가 1.0 보다 작으므로 식 (A7)의 길이방향 인장변형률은 식 (A8)의 $f(\Delta_t)$ 로 수렴한다 (식 (A8)의 $f(\Delta_t)$ 는 식 (12)와 동일한 값이다).

식 (A8)은 여러 비탄성 변형단계에서 주기거동이 반복되는 경우에도 적용이 가능하다. Fig. 7(a)에 나타난 바와 같이 $\pm\Delta_{n1}$ 및 $\pm\Delta_{n2}$ ($\Delta_{n1} < \Delta_{n2}$)에서 주기거동이 순차적으로 반복되는 경우 식 (A7)로부터 각 변형 단계에서 최종적으로 누적된 길이방향 인장변형률 ε_{l1} 및 ε_{l2} 는 다음과 같다.

$$(\varepsilon_{l1})_n = f(\Delta_{n1}) + \beta^{n-1} [(\varepsilon_{l1})_1 - f(\Delta_{n1})] \quad (A10)$$

$$(\varepsilon_{l2})_n = f(\Delta_{n2}) + \beta^{n-1} [(\varepsilon_{l2})_1 - f(\Delta_{n2})] \quad (A11)$$

식 (A10)과 (A11)에서 재하 사이클 횟수 n 이 작으면, 부재 길이방향 인장변형률 $(\varepsilon_{l1})_n$ 및 $(\varepsilon_{l2})_n$ 은 n , $(\varepsilon_{l1})_1$, $(\varepsilon_{l2})_1$, β 등 재하이력 변수들의 영향을 크게 받는다. 그러나 주기거동이 무한히 반복되어 n 이 커지면, β^{n-1} 이 0이 되므로 재하이력 변수들의 영향이 사라진다. 따라서 각 변형단계에서 최종적으로 누적된 길이방향 인장변형률 ε_{l1} 및 ε_{l2} 은 식 (A10)과 (A11)로부터 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\varepsilon_{l1} = f(\Delta_{n1}), \quad \varepsilon_{l2} = f(\Delta_{n2}) \quad (A12)$$

식 (A12)는 각 변형단계에서의 최종적인 길이방향 인장변형률이 이전 변형단계의 재하이력에 관계없이 단지 현 단계의 변형 크기에 의하여 결정된다는 사실을 가리킨다.

부록B: 비대칭의 단면배근상세를 갖는 보의 누적 길이방향 인장변형

Fig. 6(b)는 비대칭 단면배근상세를 갖는 보 실험체의 길이방향 인장변형률을 나타낸다. n 번째 사이클에서 단면적이 작은 철근 A_{s2} 가 압축을 받는다고 가정하고 (정방향 재하, $A_s = A_{s1}$, $A_s' = A_{s2}$), 이러한 정방향 재하시 식 (10)에 의한 압축철근의 응력 σ_{lc} 가 $-f_y$ 보다 작아 $(\varepsilon_c)_n = 0$ 인 경우로 한정하여 부재의 길이방향 인장변형률을 구하였다. $(\varepsilon_c)_n = 0$ 이므로, 단면적이 작은 철근 A_{s2} 가 압축을 받는 n 번째 재하 사이클에서 $(\varepsilon_l)_n$ 및 $(\varepsilon_t)_n$ 의 크기는 각각 식 (A1)과 (A3)으로부터 다음과 같다.

$$(\varepsilon_l)_n = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{2l_s l_p} \quad (A13)$$

$$(\varepsilon_{lt})_n = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{l_s l_p} \quad (A14)$$

식 (A13)은 단면적이 작은 철근 A_{s2} 가 압축을 받는 정방향 재하시 부재의 길이방향 인장변형률로서 식 (14)와 같다 (Fig. 6(b)).

($n+1$) 번째 사이클에서는 부방향 재하로 바뀌어 단면적이 큰 A_{s1} 이 압축을 받는다. 식 (10)으로부터 계산된 σ_{lc} 가 $-f_y$ 보다 작지 않다면, $(\varepsilon_{lc})_{n+1}$ 의 크기는 식 (A14)를 식 (A5)에 대입하여 $(\varepsilon_{lc})_{n+1}$ 을 구한다.

$$(\varepsilon_{lc})_{n+1} = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{l_s l_p} \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) - \varepsilon_y \quad (A15)$$

식 (A15)를 식 (A2)에 대입하여 다음과 같은 부재 길이방향 인장변형률을 구한다.

$$(\varepsilon_l)_{n+1} = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{2l_s l_p} \left[2 + \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s}\right)\right] - \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \varepsilon_y \quad (A16)$$

식 (A16)은 $A_s' > A_s$ 및 $\sigma_{lc} \geq -f_y$ 인 경우에 부재에 발생하는 길이방향 인장변형률로서 본문의 식 (13)과 동일하다.

반면, ($n+1$)번째 사이클 (부방향 재하)에서 식 (10)으로부터 계산된 σ_{lc} 가 $-f_y$ 보다 작다면, $(\varepsilon_{lc})_{n+1} = 0$ 이므로 식 (A2)로부터 $(\varepsilon_{lc})_{n+1}$ 은 다음과 같다.

$$(\varepsilon_{lt})_{n+1} = \frac{(\Delta_t - \Delta_{ef})h_s}{l_s l_p} \quad (A17)$$

식 (A17)은 $A_s' > A_s$ 및 $\sigma_{lc} < -f_y$ 인 경우에 부재에 발생하는 길이방향 인장변형률로서 본문의 식 (14)와 동일하다.

식 (A16)과 (A17)에 의한 부재 길이방향 인장변형률은 재하이력에 관계없이 횡변형 Δ_t 의 영향만을 받는다. 따라서 Fig. 7(b)에 나타난 바와 같이 주기거동이 여러 변형단계에서 일어나더라도, 이전 단계의 재하이력에 관계없이 각 단계단계의 최종적인 길이방향 인장변형률은 현 단계의 변형 크기에 의하여 결정된다.

부록C: BA4의 길이방향 인장변형률 계산

BA4 실험체의 형상 및 단면배근상세는 Fig. 2(a)에 나타난 BA5 실험체와 동일하다. 길이방향 인장변형률 평가를 위한 상수는 다음과 같다: $f_y = 399.5$ MPa, $\varepsilon_y = 0.002$, $A_s = A_s' = 796$ mm², $h = 300$ mm, $h_s = 225$ mm, $d = 263$ mm, $l_p (= d) = 263$ mm, $l_s = 600$ mm, $P = 0$ kN, $\eta = 0.6$. 또한 탄성 영역의 횡변형 Δ_{ef} 와 철근의 압축응력 σ_{lc} 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \Delta_{ef} &= \frac{\phi_y (l_s - l_p)^2}{3} = \frac{1.7 \varepsilon_y (l_s - l_p)^2}{h} \\ &= \frac{1.7 \times 0.002 \times (600 - 263)^2}{3 \times 300} = 0.43 \text{ mm} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{lc} &= -f_y \left(\frac{A_s}{A_s'}\right) \left(1 - \frac{l_p}{l_s}\right) + \frac{P}{A_s} \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \\ &= -399.5 \times \left(1 - \frac{263}{600}\right) = -225 \text{ MPa} \end{aligned}$$

실험시 4.7, 9.5, 14.2, 18.8, 23.6 mm 등으로 횡변형을 증가시켰으며, 각 횡변형에서 3회 반복가력하였다. 4.7 mm 횡변형에서는 거의 소성거동을 일으키지 않으므로, 9.5 mm 변형부터 길이방향 인장변형률을 평가하였다.

첫째, 식 (5), (10), (11)를 이용하는 순차적 계산법에 의한 소성현지의 길이방향 인장변형률은 다음과 같다.

(1) 정방향 재하 $\Delta_t = 9.5$ mm

초기재하이므로 $\varepsilon_{lc} = 0$ 이다. 따라서

$$\begin{aligned} \varepsilon_l &= (\Delta_t - \Delta_{ef}) \frac{h_s}{2l_s l_p} + \varepsilon_{lc} \left(1 - \frac{l_p}{2l_s}\right) \\ &= \frac{(9.50 - 0.43) \times 225}{2 \times 600 \times 263} = 0.0065 \text{ (실험값} = 0.0076) \end{aligned}$$

$$\varepsilon_{lt} = 2\varepsilon_l - \varepsilon_{lc} = 2 \times 0.00646 - 0 = 0.0130 \text{ (Eq. (3))}$$

(2) 부방향 재하 $\Delta_t = 9.5$ mm

재하방향이 바뀌므로, 이전 재하단계에서 인장철근 L_T 의 변형률 ε_{lt} 가 현 재하단계에서 압축철근 L_C 의 최대인장변형률 이력 ε_1 이 된다. 즉, $\varepsilon_1 = 0.013$. 이로부터 ε_{lc} , ε_l , ε_{lt} 등은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{lc} &= \varepsilon_1 \left(1 + \eta \frac{\sigma_{lc}}{f_y}\right) - \varepsilon_y \\ &= 0.013 \times \left(1 - 0.6 \times \frac{225}{399.5}\right) - 0.002 = 0.0066 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_l &= \frac{(9.50 - 0.43) \times 225}{2 \times 600 \times 263} \\ &+ 0.0066 \times \left(1 - \frac{263}{2 \times 600}\right) = 0.0116 \text{ (실험값} = 0.0109) \end{aligned}$$

$$\varepsilon_{lt} = 2 \times 0.0116 - 0.0066 = 0.0166$$

(3) 정방향 재하 $\Delta_t = 9.5$ mm

$\varepsilon_1 = 0.0166$ 이므로 다음과 같이 계산된다.

$$\varepsilon_{lc} = 0.0166 \times \left(1 - 0.6 \times \frac{225}{399.5}\right) - 0.002 = 0.0090$$

$$\varepsilon_l = \frac{(9.50 - 0.43) \times 225}{2 \times 600 \times 263} + 0.0090 \times \left(1 - \frac{263}{2 \times 600}\right) = 0.0135 \quad (\text{실험값} = 0.0114)$$

$$\varepsilon_{lt} = 2 \times 0.0135 - 0.0090 = 0.0180$$

이와 같은 계산을 반복하여 각 변형단계 및 재하사이클에서 발생된 ε_l 을 계산하면 Table A1과 같다.

둘째, 각 변형단계에서 최종적으로 수렴된 보의 길이 방향 인장변형률은 식 (12)를 이용하는 직접계산법으로 구할 수 있으며, 그 결과를 Table A1에 나타냈다.

Table A1

Load cycle no.	Δ_l (mm)	Sequential method			Direct method	Test
		$\varepsilon_{lc}^{(1)}$	$\varepsilon_{lt}^{(2)}$	$\varepsilon_l^{(3)}$	$\varepsilon_l^{(5)}$	ε_l
1	9.5	0.000 ⁽⁴⁾	0.0130	0.0065		0.0076
2	-9.5	0.0066	0.0167	0.0116		0.0109
3	9.5	0.0090	0.0180	0.0135		0.0114
4	-9.5	0.0100	0.0186	0.0143		0.0129
5	9.5	0.0103	0.0187	0.0145	0.0146	0.0124
6	-9.5	0.0104	0.0188	0.0146	0.0146	0.0135
7	14.2	0.0105	0.0256	0.0180		0.0167
8	-14.2	0.0149	0.0281	0.0215		0.0212
9	14.2	0.0166	0.0290	0.0228		0.0220
10	-14.2	0.0172	0.0294	0.0233		0.0240
11	14.2	0.0174	0.0295	0.0235	0.0235	0.0233
12	-14.2	0.0175	0.0295	0.0235	0.0235	0.0250
13	18.8	0.0176	0.0361	0.0268		0.0276
14	-18.8	0.0219	0.0386	0.0303		0.0319
15	18.8	0.0236	0.0395	0.0315		0.0322
16	-18.8	0.0242	0.0398	0.0320		0.0337
17	18.8	0.0244	0.0400	0.0322	0.0322	0.0332
18	-18.8	0.0245	0.0400	0.0322	0.0322	0.0341
19	23.6	0.0245	0.0469	0.0357		0.0364
20	-23.6	0.0291	0.0494	0.0393		0.0389
21	23.6	0.0308	0.0504	0.0406		0.0390
22	-23.6	0.0314	0.0508	0.0411		0.0393
23	23.6	0.0316	0.0509	0.0413	0.0413	0.0389
24	-23.6	0.0317	0.0509	0.0413	0.0413	0.0385